第 51 卷 第 6 期
2015 年 6 月 第 745−752 页
金属学报
ACTA METALLURGICA SINICA
Vol.51 No.6
Jun. 2015 pp.745−752

压铸压室内部界面传热反算模型的建立和应用*

曹永友 熊守美 郭志鹏
(清华大学材料学院, 北京 100084)

摘 要 基于热传导反算法, 建立了液态金属与压室之间传热的二维反算数学模型, 设计了压室内部测温模块并进行了针对Al-9%Si-3%Cu合金的静态无压射和常规压铸实验. 基于实验中测得的压室内部不同位置的温度, 求解得到了液态金属在压室中的温度场及其不同位置的界面换热系数, 为预测压室预结晶提供可靠依据. 结果表明, 静态无压射条件与常规压铸条件下液态金属与压室界面换热情况差异很大, 同时压室中间界面换热系数均随液态金属流动方向依次降低, 压室壁温度也存在两端高中间低的分布. 在常规压铸条件下, 由于冲头运动的影响, 压室末端换热系数存在双峰现象.

关键词 压铸, 压室, 界面换热系数, 反算

中图法分类号 TG249.2, TG292 **文献标识码** A **文章编号** 0412-1961(2015)06-0745-08

DEVELOPMENT OF AN INVERSE HEAT TRANSFER MODEL BETWEEN MELT AND SHOT SLEEVE AND ITS APPLICATION IN HIGH PRESSURE DIE CASTING PROCESS

CAO Yongyou, XIONG Shoumei, GUO Zhipeng
School of Materials Science and Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084
Correspondent: GUO Zhipeng, assistant professor, Tel: (010)62789448,
E-mail: zhipeng_guo@mail.tsinghua.edu.cn

Supported by National Natural Science Foundation of China (Nos.51275269 and 51205229) and National Science and Technology Major Project (No.2012ZX04012011)
Manuscript received 2014−10−31, in revised form 2015−03−03

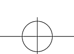
ABSTRACT A 2D inverse heat transfer model between molten metal and shot sleeve was based on the nonlinear estimation method. Die casting experiments under both non-shot and shot conditions (via the plunger) were performed using an Al-9%Si-3%Cu alloy. Based on the temperature measurements from thermocouples embedded inside the shot sleeve, the temperature distribution of molten metal and interfacial heat transfer coefficient (IHTC) were successfully determined. Results show that the heat transfer behavior of non-shot condition was different from that in the shot condition, but the IHTC in the middle zone of shot sleeve decreased along the plunger moving direction. Besides, the surface temperature of shot sleeve was higher in both pouring zone and end zone while lower in the middle zone. In accordance to the movement of the plunger, the IHTC profile in the end zone exhibited double peaks.

KEY WORDS high pressure die casting, shot sleeve, interfacial heat transfer coefficient, inverse method

高压铸造简称压铸, 是将液态金属在高压、高速下充填型腔, 并在高压下凝固成形的过程. 高压和高速是压铸区别其他铸造方法的基本特征. 液态金属在压室中的传热决定着铸件的充型凝固过程, 因而直接影响着压铸件内部组织和缺陷的形成以及最终的机械性能等[1~3].

以冷室压铸为例, 根据不同阶段冲头速度和压

* 国家自然科学基金项目 51275269 和 51205229 以及国家科技重大专项项目 2012ZX04012011 资助
收到初稿日期: 2014−10−31, 收到修改稿日期: 2015−03−03
作者简介: 曹永友, 男, 1987年生, 博士生
DOI: 10.11900/0412.1961.2014.00604



力的变化，压室内部液态金属的流动和凝固分为以下5个阶段：浇料阶段、慢压射阶段、快压射阶段、增压阶段和保压凝固阶段. 在这5个阶段中，从填料到慢压射过程经历的时间和位移最长，必须保证尽可能小的散热，减少凝固发生. 慢压射过程参数控制不当，会直接导致液态金属卷气. 同时，慢压射过程也直接决定着快压射阶段的流体形态，从而影响最终的铸件质量. 由于不可避免的热损失，在慢压射阶段，液态金属会发生不同程度的凝固，近而导致压室预结晶组织(ESCs)的形成[4~6]，而这些预结晶组织对铸件的最终性能会产生重要的影响.

目前，针对压铸的温度场模拟技术已基本成熟，但是随着技术的不断发展，提升压铸相关过程模拟的精确性就成为了诸多研究工作者需要解决的关键问题之一. 产生这种问题的一个很重要的原因就是这些相关的计算模块不能准确地描述边界以及初始条件，而界面换热行为作为影响凝固过程的重要因素和凝固模拟必备的边界条件越来越引起人们的关注[1,7~12]. 然而对于实际压铸状态下金属与压室壁间的界面换热机制的实验研究少见报道. 通过文献调研，国内外针对压室与液态金属传热的研究，都是基于实验压室模型，而这方面的研究与压室实际的工况条件相差甚远[4,13].

基于这些存在的问题，本课题采用实际的冷室压铸机开展实验，同时设计压室内部的测温方案，进行了静态无压射和常规压铸实验，研究重点集中在液态金属在压室中的流动对传热的影响规律. 通过测量压室内部不同位置的温度变化曲线，建立热传导反算模型，求解慢压速、快压射过程压室和液态金属的界面换热系数，为实现精确的凝固过程模拟奠定基础. 相关研究对于准确把握压室内部传热过程，制定有效的生产工艺方案，近而提升铸件质量具有重要的参考和应用价值.

1 压室传热反算模型

1.1 压室传热过程分析

从压室工作状态可知，液态金属通过定量泵(或给汤勺)浇入压室后，在冲头作用下由低速到高速进入型腔. 液态金属在压室中的流动和传热是一个极为复杂的过程，因此建立针对压室传热的数学模型必须要作出相关的假设.

如图1所示，考虑压室横截面的对称性，本工作只研究压室中线对称面(如图1a中P面)处压室和液态金属的传热. 该对称面的具体结构如图1b所示. 可以看出，压室内部的传热包括：下表面边界处液态金属与压室的接触传热，左侧模具和右侧冲头与液态金属的传热，以及液态金属上表面与压室内空气的辐射对流传热等. 基于压射的相关特点，在本研究中只在压室下部安插热电偶进行测温，如图1b所示.

由于压室壁与液态金属间的传热主要集中在界面附近薄层，忽略压室中液态金属流动过程中的湍流和卷气的影响，假设整个充填过程中压室内液态金属平界面推进. 考虑上述边界条件，采用有限差分网格进行二维温度场的求解. 将冲头速度曲线引入到求解中，在冲头运功时保持液态金属网格数不变，采用逐渐变化z和x方向网格尺寸来描述液态金属平界面推进. 当液态金属向前推进使其上表面接触到压室壁时，改变上表面的传热边界条件. 随着冲头的推进，保持z和x方向的网格尺寸不变，减少x方向的网格数来表示进入模具型腔的液态金属.

对于压室不同位置，可选取图1b中对称线F来研究液态金属与压室壁的传热，具体如图1c所示，采用二维传热模型求解液态金属的温度场，对于压室壁足够近的热敏感区薄层中，传热可近似为垂直于界面的一维传热，采用热传导反算求解界面温度及热流，通过插值拟合方法为求解压室内液态金属温度场提供热流边界条件.

1.2 热传导反算法

热传导反算法主要是根据测量得到的压室内部温度来确定界面换热系数. 但由于在凝固过程中存在着相变及随温度变化的热物性参数，热传导反问题将变成非线性. 同时，由于测温过程中，测温元件本身有热容、热导率和热惰性，使得测温存在一定的减弱和滞后. Beck等[14]在这方面做了大量工作，提出了非线性估算法，其基本原理是极小化特定位置测量与计算得到的温度差异的目标函数F，即：

$$F(q_M)=\sum_{j=1}^{J}\sum_{i=1}^{R}\left(T_{j,M+i}-Y_{j,M+i}\right)^2\rightarrow\min \tag{1}$$

式中，j和i为分别为测温位置和时间，J为测温位置总数，R为未来时间步长，q_M为M时刻的界面热流，T和Y分别为计算温度和实测温度. 通过数学推导，得到以下2式求解界面热流：

$$\Delta q_M=\frac{\sum_{j=1}^{J}\sum_{i=1}^{R}\left(T_{j,M+i}-Y_{j,M+i}\right)\phi_{j,M+i}}{\sum_{j=1}^{J}\sum_{i=1}^{R}\phi_{j,M+i}^2} \tag{2}$$

$$q_{M+1}=q_M+\Delta q_M \tag{3}$$

式中，$\phi_{j,M+i}$为敏感系数，$\phi_{j,M+i}=\partial T_{j,M+i}/\partial q_{j,M+i}$. 利

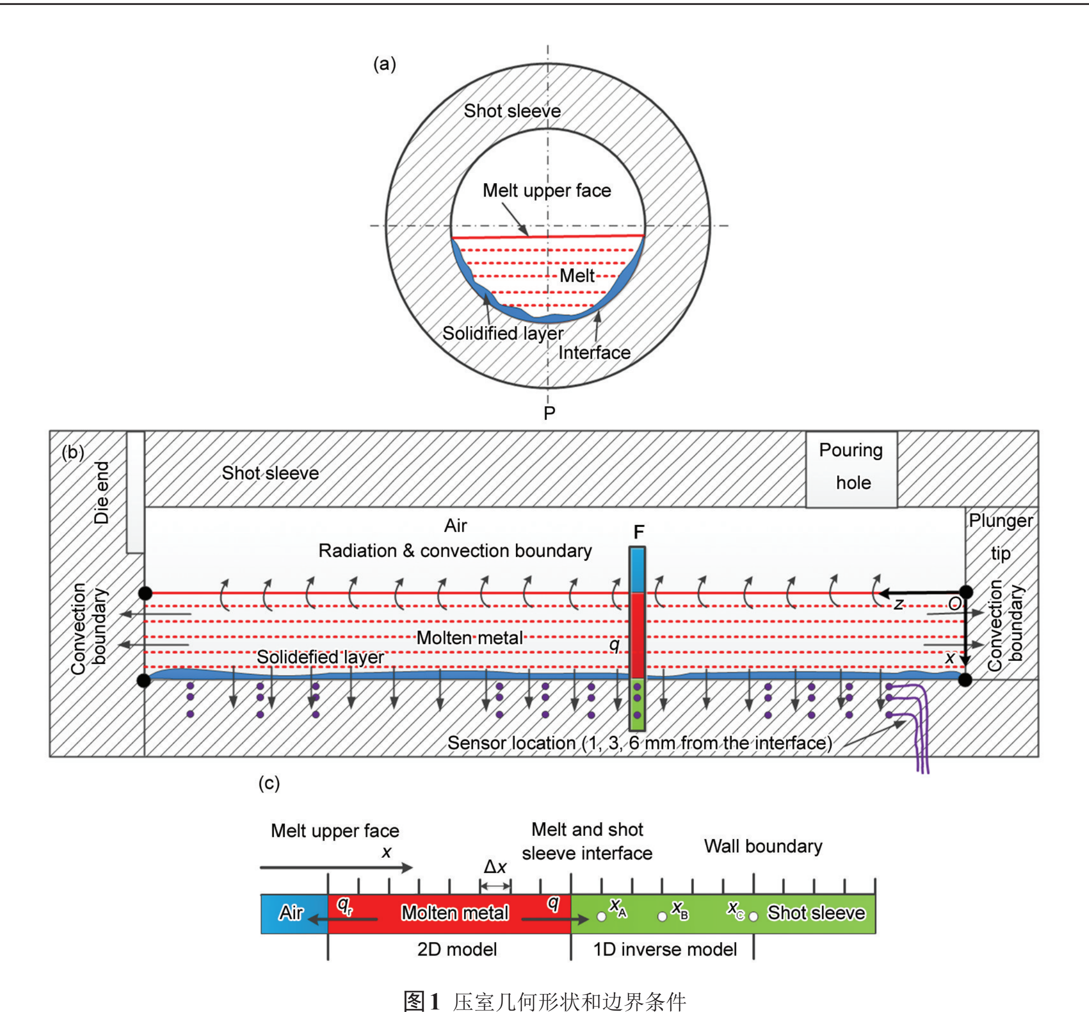


图 1　压室几何形状和边界条件

Fig.1 Configuration and boundary conditions of the shot sleeve (z, x—coordinate axis of the shot sleeve; q, q_r—heat flux density; x_A , x_B, x_C—sensor location (1, 3 and 6 mm); Δx—grid size)

(a) cross section　　(b) longitude section　　(c) heat transfer model

用式(3)迭代不断修正q_M值, 同时耦合求解压室和液态金属温度场, 分别获得其界面温度T_{si}和T_{mi}, 当$\Delta q_M/q_M$的绝对值足够小(一般小于0.0001)时, 即可求得该时刻的界面热流值q. 然后即可根据下式求得界面换热系数h:

$$h = q/(T_{mi} - T_{si}) \tag{4}$$

1.3 压室内液态金属的温度场求解

采用二维坐标表示压室内液态金属的传热过程, 传热方程如下:

$$\frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right)+\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\rho L\frac{\partial f_s}{\partial t}=\rho C_p\frac{\partial T}{\partial t} \tag{5}$$

式中, ρ, C_p, λ, L和f_s分别为密度、比热、导热系数、凝固潜热和固相率; $\rho L\partial f_s/\partial t$为金属凝固潜热.

进行Kirchhoff变换和等效比热处理, 消除材料C_p和λ的非线性C_{pe}:

$$C_{pe} = C_p - L\frac{\partial f_s}{\partial T} \tag{6}$$

$$U = \frac{1}{\lambda_0}\int_{T_0}^{T}\lambda \mathrm{d}T \tag{7}$$

式中, λ_0为基准温度T_0时的导热系数. 因此, 式(5)变成了关于替换温度U的线性方程:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial z^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial x^2}=\frac{1}{\alpha_1}\frac{\partial U}{\partial t} \tag{8}$$

$$\alpha_1 = \frac{\lambda}{\rho C_{pe}} \tag{9}$$

采用交替隐式差分, 将t_k到t_{k+1}的时间步均分为2段, 并分别在$t_{k+0.5}$和t_{k+1}时刻将方程应用于节点(i, j)时交替使用z方向隐式和x方向隐式的差分格式, 经过离散化处理可得下式, 采用追赶法迭代求解压室内液态金属的温度场.

$$\begin{cases}-f_z U_{i-1,j}^{k+0.5}+2(1+f_z)U_{i,j}^{k+0.5}-f_z U_{i+1,j}^{k+0.5}= \\ f_x U_{i,j-1}^{k}+2(1-f_x)U_{i,j}^{k}+f_x U_{i,j+1}^{k} \\ -f_x U_{i,j-1}^{k+1}+2(1+f_x)U_{i,j}^{k+1}-f_x U_{i,j+1}^{k+1}= \\ f_z U_{i-1,j}^{k+0.5}+2(1-f_z)U_{i,j}^{k+0.5}+f_z U_{i+1,j}^{k+0.5}\end{cases} \tag{10}$$

$$\begin{cases} f_z = \dfrac{\alpha_1 \Delta t}{\Delta z^2} \\ f_x = \dfrac{\alpha_1 \Delta t}{\Delta x^2} \end{cases} \tag{11}$$

结合前述压室模型的假设, 液态金属与压室壁的边界条件如下:

$$-\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,N}^{k+1} = q_i \tag{12}$$

压室中液态金属上表面为辐射对流换热边界条件, 如下:

$$-\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,M}^{k+1} = q_r = q_c + q_R = h_c\left(T_{mu} - T_{air}\right) + \varepsilon\sigma\left(T_{mu}^4 - T_{air}^4\right) \tag{13}$$

式中, q_r, q_c和q_R分别为液态金属上表面界面热流密度, 对流传热热流密度和辐射传热热流密度; h_c为液态金属上表面与空气对流换热系数; T_{mu}为液态金属上表面温度; T_{air}为液态金属上表面环境温度; ε为(全)辐射系数, 铝合金可设为0.12; σ=5.67×10^{-8} W•m^{-2}•K^{-4}, 为Stefan-Boltzmann常数.

1.4 压室壁温度场求解

对于压室壁, 没有潜热的释放, 根据图1c的模型, 其一维传热方程为:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \tag{14}$$

代入式(7)可得:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha}\frac{\partial U}{\partial t} \tag{15}$$

式中, $\alpha=\lambda/(\rho C_p)$. 采用隐式有限差分对该方程进行离散化处理, 然后进行追赶法迭代求解压室壁温度场:

$$-U_{i-1}^{k+1} + \left(2 + R_{Fo}\right)U_i^{k+1} - U_{i+1}^{k+1} = R_{Fo}U_i^k \tag{16}$$

$$R_{Fo} = \frac{\Delta x^2}{\alpha \Delta t} = \frac{\rho C_p}{\lambda_0}\frac{\Delta x^2}{\Delta t} \tag{17}$$

2 压铸测温实验

2.1 压室测温方案

压铸过程使用的压室结构如图2所示. 用于测温的热电偶偶丝直径为0.048 mm, 铠装外径为0.5 mm的K型热电偶. 热电偶的响应时间小于20 ms, 因此可以准确获得压室快速凝固过程中的温度数据. 热电偶测量端沿压室圆周等温线方向布置在深9 mm, 直径为1 mm的盲孔, 对压室内壁的温度扰动较小, 可以较准确地测量压室内壁附近的温度. 每个测温点布置3个热电偶, 分别测量距离压室壁1, 3和6 mm处温度. 热电偶集成到3个与压室同材质的测温滑块中, 并安装在内径为60 mm的压室内壁滑槽中, 避开冷却套, 保证压室原有结构和功能. 热电偶补偿导线分别从压铸机静模板侧及压室浇口外侧引出, 并连接IMC公司的多通道温度采集设备, 进行数据存储.

2.2 压铸测温实验条件

实验模具材料为H13钢, 铸件金属为Al-9%Si-3%Cu合金, 相关热物性参数见表1 (其中H13钢的热导率、比热容和密度都是随温度变化的).

将压室安装在TOYO 350 t冷室压铸机上, 首先进行静态无压射实验, 然后进行常规压铸实验. 对于静态无压射实验, 选取其中的8次循环, 每次采用

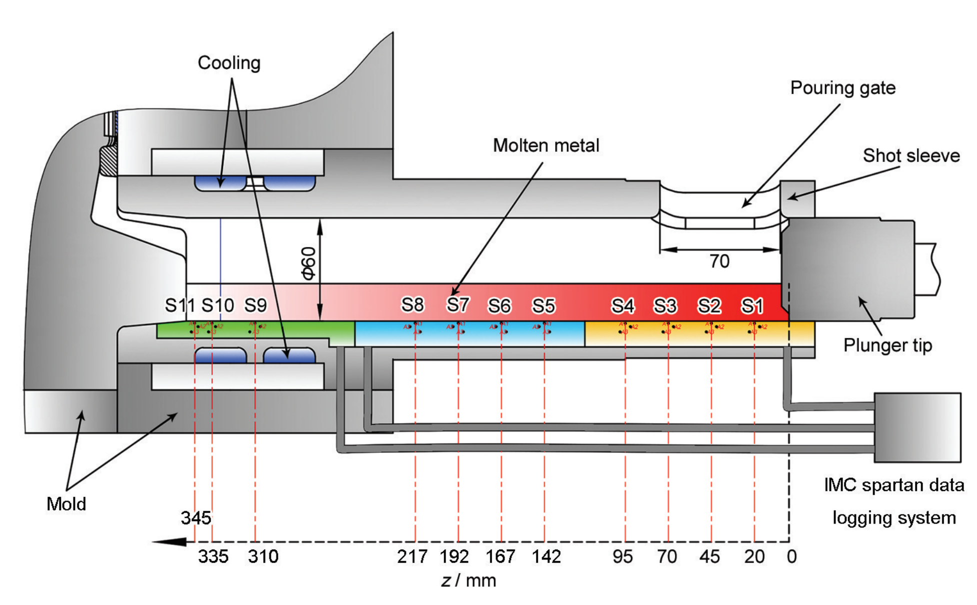


图2 压室测温方案示意图

Fig.2 Schematic of temperature measurement design for the shot sleeve (unit: mm)

表 1 相关材料的热物性参数

Table 1 Thermal properties of related materials

Material	λ / (W•m^{-1}•K^{-1})	C_p / (J•kg^{-1}•K^{-1})	ρ / (kg•m^{-3})	T_S / ℃	T_L / ℃	L_s / (J•kg^{-1})
Al-9%Si-3%Cu	96.2	963	2710	540	595	389000
H13	31.2–0.013T	478–0.219T	7730–0.24T	1471	1404	209350

Note: λ—thermal conductance, C_p—specific heat, ρ—density, T_S—solidus temperature, T_L—liquidus temperature, L_s—latent heat

定量汤勺将680 ℃的870 g的熔融铝合金浇入到压室中, 停留一段时间直至凝固, 然后手动缓慢控制冲头将其推出. 对于常规压铸实验, 选取一组稳定条件下7个压射循环进行分析讨论, 该工艺条件的浇注温度为680 ℃, 低速速度为0.3 m/s, 高速速度为5 m/s, 高速位置为230 mm, 铸造压力为37 MPa.

3 结果与讨论

3.1 压室传热过程温度场变化

图3为静态无压射条件下8个连续浇注循环中压室S2, S5和S10 (见图2)位置距离界面1 mm处的温度曲线. 可以看出, 在连续循环下, 压室内部温度在不断上升. 对比温度升高的速率, 可见, 沿着从S2到S10方向压室壁温度上升的速率逐渐变缓. 经过8个连续浇注循环后, 前端S2位置压室壁初始温度由160 ℃逐渐上升到410 ℃, 其峰值温度达512 ℃. 而此时中部S5位置和末端S10位置压室壁初始温度由90 ℃分别上升到225和258 ℃, 其峰值分别达到400和442 ℃.

图4为静态无压射条件下第8个循环浇注得到的金属料棒. 可以看出, 料棒表面形貌存在3个区域: 填料口光滑区(pouring zone)、中部非光滑区(middle zone)和末端光滑区(end zone). 液态金属浇入压室填料口流速较快, 存在飞溅并产生氧化皮, 在与压室壁接触面上料棒表面形成一个长80 mm的表面光滑区, 说明填料口附近液态金属与压室壁界面接触好. 液态金属飞溅、湍流形成的氧化皮附着在液态金属中, 因此在远离填料口30 mm处形成了含有氧化皮和气孔的中部非光滑区, 长度约为50 mm. 压室末端由于液态金属流动比较平稳, 故形成了末端光滑区.

3.2 热传导反算结果

图5为静态无压射条件下压室中间(S5, 142 mm)位置第8个循环的反算结果. 图中T_{mu}和T_{mi}分别为压室内液态金属上、下界面温度; T_{si}为压室壁面温度; T_1, T_3和T_6分别为距压室壁1, 3和6 mm的实测温度; h和q分别为液态金属与压室壁界面换热

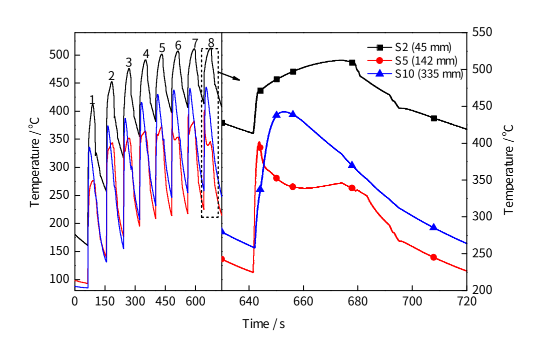


图3 静态无压射条件下8个连续浇注循环中压室S2, S5和S10位置距离界面1 mm处的测量温度

Fig.3 Sequence temperatures measured at 1 mm from the interface at S2, S5 and S10 during 8 cycles under the non-shot condition

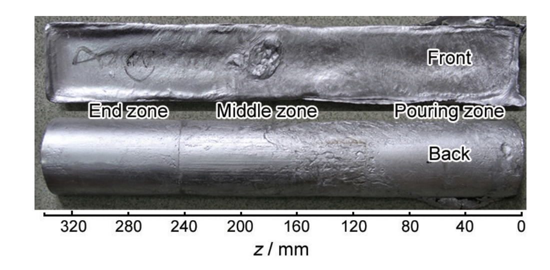


图4 静态无压射条件下第8个循环浇注得到的金属料棒形貌

Fig.4 Solidified metal log in the 8th cycle under the non-shot condition

系数和热流密度. T_{3c}为距压室壁3 mm的计算温度, 可以看出与实测温度基本吻合, 且最大温差不超过5 ℃, 很好地验证了反算求解的准确性, 说明了计算结果的可靠性较高. 当浇入的液态金属沿着压室壁流到压室中间, 部分过热已经由压室壁散失. T_{mi}快速下降, 在0.67 s内从浇注温度680 ℃下降到液相线595 ℃, 其冷却速率为125.7 ℃/s, 随着后浇入的液态金属流动到该位置, 使得其温度又上升到液相线以上. 同时, T_{si}先快速上升到446 ℃, 与液态金属表面温度快速下降对应, 界面热流密度迅速升高, 从最初的接近0迅速升高到峰值, 约为2.51 MW•m^{-2}, 此时界面换热系数也从最初值迅速升高至峰值, 约为13.7 kW•m^{-2}•K^{-1}.

图6为通过反算求解获得的静态无压射条件、8个连续循环下压室内部温度的变化云图. 每个图对应的凝固时间均为18 s. 可以看出, 随着压铸循环的进行, 浇入的液态金属对压室壁不断加热. 由于填料口下方的压室壁不断地被过热的液态金属冲蚀加热, 使得金属料棒与压室壁界面过热区逐渐从压室中部移动到压室前端填料口. 过热区的宽度从30 mm逐渐增加到120 mm, 金属料棒在压室末端凝固壳层宽度要比压室前端宽, 但随着压射的不断进行, 该凝固壳层的长度由30 mm逐渐减少到20 mm.

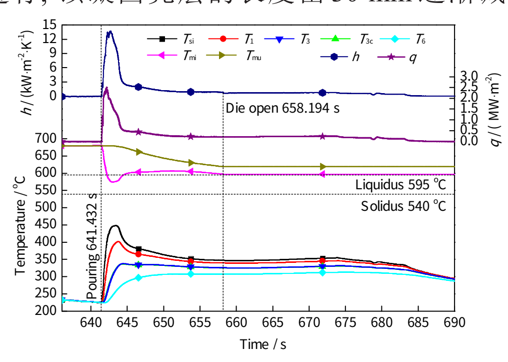


图5 静态无压射条件下压室中间S5位置第8个循环的反算结果

Fig.5 Typical calculated results of shot sleeve at S5 position during the 8th cycle under the non-shot condition (T_{mu}, T_{mi}—temperatures of the metal upper surface and interface; T_{si}—shot sleeve surface temperature; T_1, T_3, T_6—measured temperatures at 1, 3 and 6 mm from interface in the shot sleeve; h—interfacial heat transfer coefficient; q—interfacial heat flux density; T_{3c}—calculated temperature at 3 mm from interface in the shot sleeve)

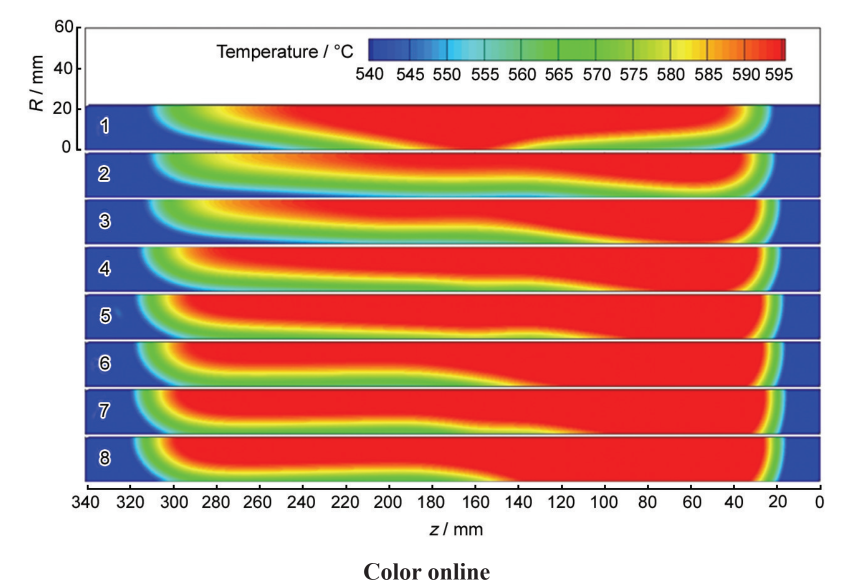
图7显示了静态无压射条件第8个循环下压室不同位置界面换热系数的变化. 在压室前端, 随着液态金属的浇入, S2位置界面换热系数在1.3 s内从初始值迅速上升达到峰值, 约为4.4 kW·m^{-2}·K^{-1}, 随后在1.4 s内随着金属的凝固逐渐降到1.9 kW·m^{-2}·K^{-1}, 并逐渐趋于稳定. 而S1位置界面换热系数在上升阶段存在波动, 且峰值只有2.4 kW·m^{-2}·K^{-1}, 这可能由于浇注过程中流体飞溅引起氧化皮的形成(图4), 而该氧化皮会影响液态金属和压室壁面的接触, 从而导致换热系数的波动, 随后凝固过程中界面换热系数趋于稳定后又缓慢上升.

在压室中部, S5, S6和S7位置的换热系数形状上基本一致, 由于液态金属流动过程中热量逐渐散失, 使得流动方向换热系数峰值依次降低, 分别为13.7, 9.2和4.5 kW·m^{-2}·K^{-1}, 由于S5位置也存在飞溅湍流而产生波动, 最终在料棒上形成非光滑区(图4).

在压室末端, S9位置随着液态金属的浇入, 换热系数快速达到峰值4.2 kW·m^{-2}·K^{-1}. 随后, 由于前期流到该区域的金属液部分凝固, 形成凝固壳层, 其收缩导致该区域界面传热效率变低, 换热系数也随之下降. 然而随着过热度较高的液态金属继续流动到压室末端, 该区域凝固壳层存在重熔使得界面传热效率提高, 换热系数也随之继续缓慢上升.

3.3 常规压铸条件下压室内部的传热

图8a~c显示了液态金属在低速启动时刻、高速开始时刻和充填结束时刻的温度场分布云图, 可以



Color online

图6 静态无压射条件下连续8个循环下料棒凝固18 s后的温度场分布

Fig.6 Thermal field of metal log at 18 s in the shot sleeve for 8 cycles under the non-shot condition (z, R—coordinate axises of the shot sleeve)

看出, 在低速启动时刻, 当液态金属浇入压室后, 接触到左右两侧过冷的冲头壁及模具壁, 温度迅速下降到固相线 540 ℃以下, 形成预先凝固壳层. 液态金属上表面与空气辐射散热损失热量较少, 基本维持在 670 ℃, 而且可以看出在压室前端正对着填料口区域, 由于过热的液态金属直接浇入形成中心过热, 下层靠近压室壁形成一个激冷层(图 8a). 在高速启动时刻, 冲头以 0.3 m/s 的速度平缓推动液态金属到 230 mm 处, 此时液态金属已经全部填满压室, 从图 8b 中可以明显看到, 在靠近冲头侧形成 3 mm 左右的凝固壳层. 在压室末端模具侧, 过热的金属不断充填, 原来预先凝固的壳层发生部分重熔. 此时液态金属上表面已经接触到压室壁, 原来与空气的辐射对流变为与压室壁的传热, 其温度下降变快.

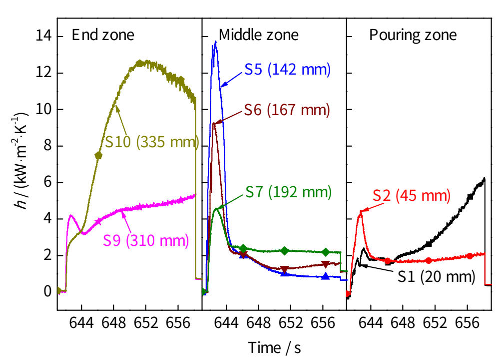
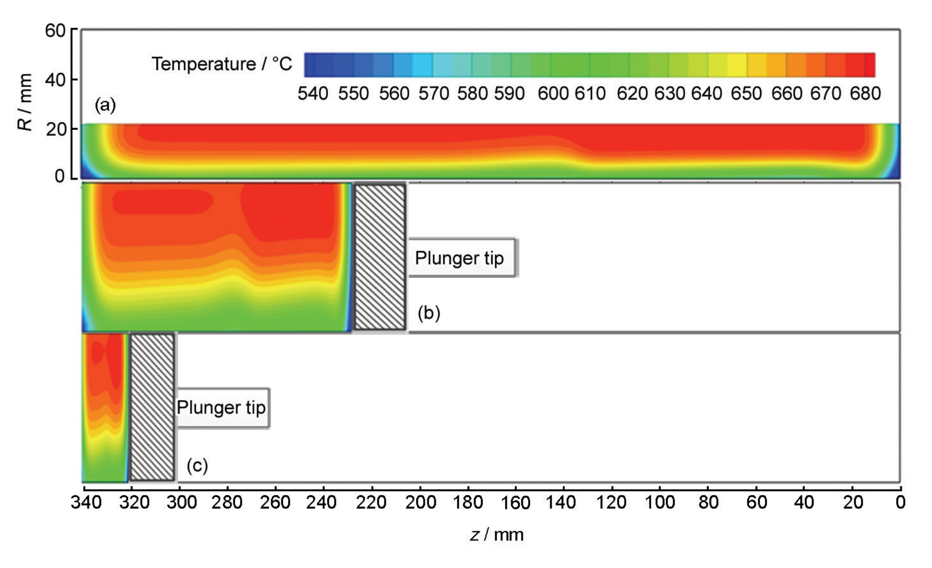


图 7 静态无压射条件下第 8 个循环下压室不同位置的界面换热系数

Fig.7 Calculated interfacial heat transfer coefficients (IHTCs) at different locations during the 8th cycle under the non-shot condition

而底面与压室壁接触温度下降加快, 基本维持在 600 ℃. 在充填结束时刻, 当冲头以 5 m/s 的速度快速推动熔体充填型腔后, 压室末端靠近模具侧凝固壳层消失, 此时可能由于高速及过热熔体作用, 使得凝固壳层全部重熔, 而且在靠近冲头侧凝固壳层也几乎消失, 这些重熔的粗大组织会随熔体进入型腔(图 8c).

图 9 显示了常规压铸条件下压室不同位置的界面换热系数. 可以明显看出, 压铸条件下界面换热系数的变化规律与静态无压射条件下的差异很大. 在压室前端, S1 和 S2 位置换热系数随着金属液的浇入分别达到峰值, 4.1 和 21.9 kW•m^{-2}•K^{-1}, 然而 S2 位置由于受到浇入的过热的液态金属的冲击而产生波动, 并且在界面处换热特别剧烈. 在压室中部, S5, S6 和 S7 位置的换热系数形状上基本一致. 与静态无压射条件下的变化类似, 由于液态金属流动过程中热量逐渐散失, 使得流动方向换热系数峰值依次降低, 分别为 7.0, 4.5 和 3.7 kW•m^{-2}•K^{-1}. 在压室末端, S9 和 S10 位置随着液态金属的浇入, 换热系数分别快速达到峰值, 3.5 和 4.2 kW•m^{-2}•K^{-1}. 随后换热系数下降, 然而随着冲头推动过热度较高的液态金属到压室末端, 该区域凝固壳层存在重熔使得换热系数也随之继续缓慢上升, 直到高速充填结束, S10 出现的第 2 个峰值为 9.1 kW•m^{-2}•K^{-1}. 从图 9 可知, 高速充填结束后, S9 位置已经没有金属液, 故仅在 S10 位置出现第 2 个峰值, 随后由于与冲头及空气接触而缓慢下降到初始值.



Color online

图 8 常规压铸条件下压室内熔体二维温度场分布

Fig.8 Calculated 2D temperature distribution of the metal inside the shot sleeve during slow filling (a), fast filling (b) and end of filling (c)

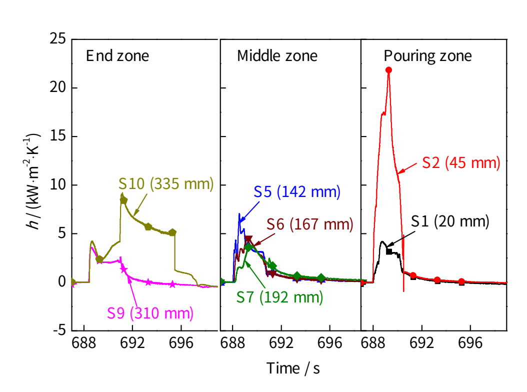


图9 常规压铸条件下第7个压铸循环压室不同位置的界面换热系数

Fig.9 Calculated IHTCs at the shot sleeve surface during the 7th cycle during HPDC process

4 结论

(1) 静态无压射条件下, 压室前端换热系数波动较大, 峰值为2.4~4.4 kW·m^{-2}·K^{-1}; 压室中部换热系数峰值为4.5~13.7 kW·m^{-2}·K^{-1}; 而压室末端换热系数峰值为4.2 kW·m^{-2}·K^{-1}. 而常规压铸条件下, 压室前端的换热系数峰值达到21.9 kW·m^{-2}·K^{-1}; 压室中间换热系数峰值为3.7~7.0 kW·m^{-2}·K^{-1}; 而压室末端在浇入阶段快速上升达到第1个峰值, 3.5~4.2 kW·m^{-2}·K^{-1}, 并随着压射进行达到第2个峰值, 约为9.1 kW·m^{-2}·K^{-1}.

(2) 在静态无压射和常规压铸过程中, 压室内部传热表现出一定的共性特征: 压室前端(填料口)界面换热均较为剧烈, 压室中间界面换热系数均随液态金属流动方向依次降低, 压室壁温度也存在两端高中间低的分布.

(3) 静态无压射条件与常规压铸条件下液态金属与压室界面换热情况差异很大, 主要表现在换热系数数值及形状上. 在常规压铸条件下, 换热系数的变化趋势受到冲头移动的直接影响, 并且压室末端换热系数存在2个峰值.

参考文献

[1] Guo Z P, Xiong S M, Liu B C, Li M, Allison J. *Int J Heat Mass Transfer*, 2008; 51: 6032
[2] Guo Z P, Xiong S M, Liu B C, Li M, Allison J. *Int J Cast Met Res*, 2011; 24: 151
[3] Song J, Xiong S M, Li M, Allison J. *Mater Sci Eng*, 2009; A520: 197
[4] Helenius R, Lohne O, Arnberg L, Laukli H I. *Mater Sci Eng*, 2005; A413: 52
[5] Jia L R, Xiong S M, Liu B C. *J Mater Sci Technol*, 2000; 16: 269
[6] Wu M W, Xiong S M. *Acta Metall Sin*, 2010; 46: 1534
(吴孟武, 熊守美. 金属学报, 2010; 46: 1534)
[7] Hamasaiid A, Dour G, Dargusch M S, Loulou T, Davidson C, Savage G. *Metall Mater Trans*, 2008; 39A: 853
[8] Long A, Thornhill D, Armstrong C, Watson D. *Appl Therm Eng*, 2011; 31: 3996
[9] Guo Z P, Xiong S M, Liu B C, Li M, Allison J. *Metall Mater Trans*, 2008; 39A: 2896
[10] Cao Y Y, Guo Z P, Xiong S M. *China Foundry*, 2014; 11: 314
[11] Guo Z P, Xiong S M, Cho S H, Choi J K. *Acta Metall Sin*, 2007; 43: 607
(郭志鹏, 熊守美, 曺尚铉, 崔正吉. 金属学报, 2007; 43: 607)
[12] Guo Z P, Xiong S M, Cho S H, Choi J K. *Acta Metall Sin*, 2007; 43: 1149
(郭志鹏, 熊守美, 曺尚铉, 崔正吉. 金属学报, 2007; 43: 1149)
[13] Shi Q. *PhD Dissertation*, Ohio State University, 2002
[14] Beck J V, Blackwell B, Clair C R. *Inverse Heat Conduction: Ill-posed Problems*. New York: Wiley, 1985: 308

(责任编辑:毕淑娟)

